



Science Arts & Métiers (SAM)

is an open access repository that collects the work of Arts et Métiers Institute of Technology researchers and makes it freely available over the web where possible.

This is an author-deposited version published in: <https://sam.ensam.eu>
Handle ID: <http://hdl.handle.net/10985/6623>

To cite this version :

Simon MORVILLE, Muriel CARIN, Philippe LE MASSON, Denis CARRON, Patrice PEYRE, Myriam GHARBI, Rémy FABBRO - Amélioration de l'état de surface de pièces obtenues en fabrication directe par projection laser à l'aide d'un modèle numérique thermohydraulique 2D - 2012

Any correspondence concerning this service should be sent to the repository

Administrator : scienceouverte@ensam.eu



Amélioration de l'état de surface de pièces obtenues en fabrication directe par projection laser à l'aide d'un modèle numérique thermohydraulique 2D

Simon MORVILLE¹, Muriel CARIN^{1*}, Philippe LE MASSON¹, Denis CARRON¹, Patrice PEYRE², Myriam GHARBI², Rémy FABBRO²

¹ LIMATB, Université de Bretagne-Sud / UEB

Centre de recherche C. Huygens, Rue de Saint Maudé, BP 92116 – 56321 LORIENT Cedex

² PIMM - ENSAM (CNRS)

UMR 8006-Arts et Métiers Paris Tech, 151 boulevard de l'Hôpital - 75013 PARIS

*(auteur correspondant : muriel.carin@univ-ubs.fr)

Résumé : La Fabrication Directe par Projection Laser (FDPL) est un procédé novateur issu du prototypage rapide et du rechargement laser. Cette technologie permet de fabriquer des pièces 3D pleinement densifiées par injection de poudre métallique dans un bain de métal en fusion obtenu au moyen d'une source laser mobile. La géométrie finale est obtenue par superposition des couches. Une des limites actuelles de ce procédé est l'état de surface final, jugé insuffisant par rapport aux procédés classiques d'usinage et de moulage. Ce travail s'appuie sur la modélisation numérique pour, d'une part, mettre en évidence le lien entre les paramètres opératoires et l'état de surface final, et d'autre part, apporter une solution en vue d'améliorer la qualité des pièces obtenues en FDPL. Les équations de conservation de l'énergie, de la quantité de mouvement et de la masse sont résolues dans un repère 2D transverse. La présence de la surface libre et l'apport de matière lié au jet de poudre sont gérés à l'aide d'un maillage mobile (utilisant la méthode ALE) pour prendre en compte la déformation de l'interface. Ce modèle permet ainsi de prédire les ondulations périodiques induites par la superposition des couches. Les résultats numériques sont comparés aux données expérimentales obtenues par caméra rapide et par profilométrie. Une étude paramétrée est menée pour montrer comment améliorer l'état de surface en fonction de la puissance laser, de la vitesse d'avance et du débit de matière. L'étude est réalisée avec un alliage de titane Ti-6Al-4V, largement utilisé dans les domaines aéronautique et biomédical.

Nomenclature

b	coefficient du terme de Darcy	x, y	système de coordonnées, m
C	coefficient du terme de Darcy, $kg \cdot m^{-3} \cdot s^{-1}$	\vec{V}_p	vitesse de l'apport de matière, $m \cdot s^{-1}$
c_p	chaleur spécifique, $J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$	\vec{V}_s	vitesse de déplacement du laser, $m \cdot s^{-1}$
c_p^*	chaleur spécifique apparente, $J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$	W_t	distance « peak-to-valley » du profil (μm)
D_m	débit massique de poudre, $kg \cdot s^{-1}$	<i>Indices, exposants</i>	
f_L	fraction liquide	f	fusion
g	accélération de la pesanteur, $m \cdot s^{-2}$	S, L	Solidus, Liquidus
h	coefficient d'échange, $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$	n, t	normale, tangentielle
H_0	hauteur du bain, m	T	transposée
Δh	hauteur du dépôt, m	<i>Symboles grecs</i>	
ΔH_f	chaleur latente de fusion, $J \cdot kg^{-1}$	α	absorptivité
I	matrice identité	β	coefficient de dilatation thermique, K^{-1}
I_0	distribution d'énergie, $W \cdot m^{-2}$	γ	coefficient de tension de surface, $N \cdot m^{-1}$
L_0	longueur du bain, m	ε	émissivité
N_p	coefficient de constriction	η_p	rendement d'interaction
\vec{n}, \vec{t}	vecteur normal, vecteur tangent	θ	angle d'incidence, rad
p	pression, Pa	κ	courbure, m^{-1}
P_l	puissance du laser, W	λ	conductivité thermique, $W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$
Q_v	terme source, $W \cdot m^{-3}$	μ_0	viscosité dynamique, $Pa \cdot s$
r_l	rayon de la source laser, m	ρ	masse volumique, $kg \cdot m^{-3}$
r_p	écart-type de la gaussienne, m	σ	tenseur des contraintes, Pa
T	température, K	σ_b	cte de Stefan-Boltzmann, $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-4}$
t	temps, s		
\vec{u}	vitesse du fluide $m \cdot s^{-1}$ (vecteur)		
\vec{u}_m	vitesse du maillage, $m \cdot s^{-1}$ (vecteur)		

1. Introduction

La fabrication directe par projection laser (FDPL) est un procédé à la croisée du prototypage rapide et du rechargement laser. Un jet de poudre est distribué par une buse coaxiale avec un faisceau laser se déplaçant à une vitesse d'avance V_s au-dessus d'une surface plane. Le faisceau laser permet, d'une part, la formation d'un bain fondu par échauffement local de la surface du substrat et d'autre part, l'échauffement des grains de poudre avant leur chute dans le bain fondu. Les grains de poudre atteignant la surface libre font augmenter le volume de la zone fondue. De part le déplacement du laser, la matière en fusion se solidifie rapidement et un dépôt solide est alors formé. La compréhension des phénomènes intervenant au niveau de la frontière libre est essentielle puisqu'elle conditionne l'énergie absorbée par le substrat, la quantité de matière déposée et la dynamique de la zone fondue. Cette frontière libre fait intervenir des phénomènes physiques complexes principalement couplés au transfert de la chaleur. C'est ainsi le cas des phénomènes de tension de surface responsables de la forme du dépôt après solidification. Au cours d'une opération de fabrication multicouches, la superposition des dépôts engendre des ondulations périodiques à la surface de l'objet caractérisées par le paramètre W_t (écart maximal creux-bosse du profil) comme l'illustre la Figure 1. Une bonne maîtrise des paramètres opératoires est alors nécessaire pour minimiser ces ondulations et améliorer l'état de surface des pièces ainsi conçues.

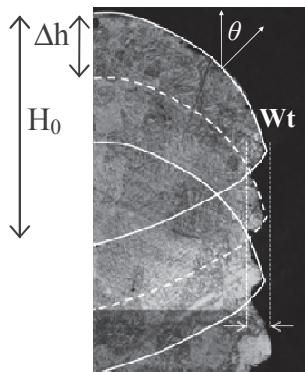


Figure 1 : Demi-coupe transversale d'un mur fabriqué par FDPL

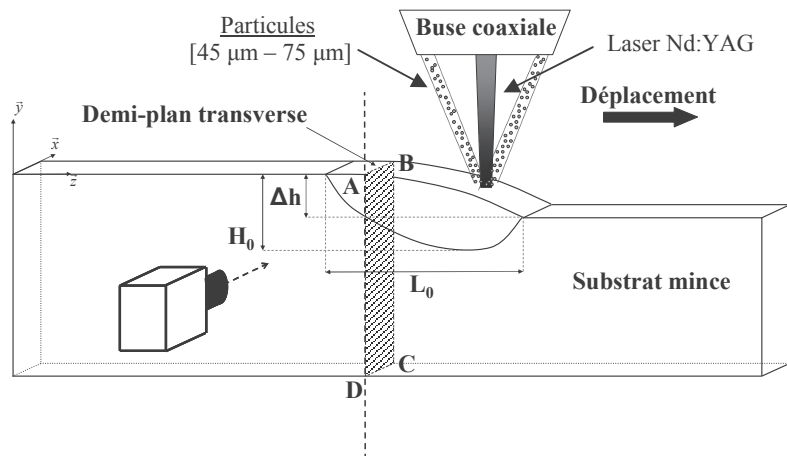


Figure 2 : Schéma du procédé de FDPL sur substrat mince

La littérature fait état de différents modèles numériques et analytiques développés en vue d'améliorer la compréhension des phénomènes physiques couplés entre le faisceau laser, le jet de poudre et le substrat. Weerasinghe *et al.*[1] proposent un modèle 2D purement thermique utilisant la méthode des différences finies pour calculer les champs de température au cours du procédé. L'absorption de chaleur par les particules de poudre et l'atténuation du faisceau laser sont prises en compte. Les travaux de Jouvard *et al.*[2] introduisent par la suite une puissance limite permettant d'assurer un dépôt de bonne qualité ; le modèle d'interaction entre le faisceau laser et la poudre est défini par la loi de Beer-Lambert. Picasso *et al.*[3] ont développé un des premiers modèles 3D thermique pour estimer les paramètres opératoires à appliquer en fonction des propriétés du laser et de la hauteur du dépôt attendue. Picasso et Haodlay [4] présenteront par la suite un modèle 2D basé sur la méthode des éléments finis. Les équations de conservation de l'énergie, de la quantité de mouvement ainsi que l'équation de continuité sont résolues dans le repère du laser. La pression capillaire et la thermocapillarité sont prises en compte sur la frontière libre.

Kong et Kovacevic [5] ont développé un modèle 2D thermohydraulique de type longitudinal où le plan est positionné sur l'axe de déplacement de la buse. L'apport de matière est traité avec la méthode level-set. Les auteurs prédisent l'évolution de la température maximale et la profondeur du bain fondu sur trois couches déposées successivement, sans arrêt de la source laser. Alimardani *et al.*[6] présentent également les résultats numériques

d'un modèle thermique 3D sur plusieurs couches, en supposant une interaction découplée entre le faisceau laser et le jet de poudre. La quantité de matière déposée est calculée analytiquement à partir du débit de poudre, du temps et de la surface d'interaction entre le jet de poudre et le bain liquide. Malgré l'intérêt des résultats publiés, ces modèles thermiques ne permettent pas de rendre compte de l'état de surface final des pièces. A ce jour, aucun des modèles 3D de la littérature n'a prédit les ondulations responsables de l'état de surface. Pour ce faire, la mécanique des fluides avec prise en compte de la tension de surface est nécessaire afin de simuler la redistribution de la matière induite par les phénomènes d'écoulement.

Ce type de simulation se heurte néanmoins au problème des temps de calcul, puisque la modélisation correcte des écoulements requiert un maillage très fin. On comprend dès lors les difficultés de modéliser un dépôt multicouches. Une alternative est alors de ramener le problème à un modèle 2D dans le plan transversal au déplacement de la buse, ce qui a été fait par Fachinotti et Cardona [7], Kelly [8] et Peyre *et al.*[9]. Toutefois, aucun de ces travaux ne propose de couplage entre l'équation de la chaleur et celle de la mécanique des fluides. Manvatkar *et al.*[10] ont utilisé une méthode d'activation des cellules du domaine afin de rendre compte de l'apport de matière, ce qui a permis de faire apparaître les ondulations suite aux dépôts successifs. Cependant, ce modèle reste incomplet dans la prédiction de l'influence des paramètres opératoires sur l'état de surface des pièces. Pour rendre le modèle plus physique et plus prédictif, il est nécessaire de calculer le champ de vitesse dans la zone fondue.

Dans cet article, nous présentons les résultats d'un modèle numérique thermohydraulique 2D transversal de FDPL. Ce modèle permet de prédire le profil de la pièce élaborée sur un substrat mince et son évolution couche après couche. Les équations de conservation de l'énergie, de la quantité de mouvement et de la masse sont résolues de manière couplée avec le code de calcul basé sur la méthode des éléments finis Comsol Multiphysics® v4.2a. Le suivi de l'interface liquide/gaz et l'apport de matière sont traités à l'aide d'un maillage mobile basé sur la méthode ALE (Arbitrary-Lagrangian Eulerian, [11]). La tension superficielle et l'effet Marangoni sont pris en compte, ainsi que l'enthalpie de changement de phase. Le matériau considéré pour cette étude est l'alliage de titane Ti-6Al-4V dont les propriétés thermophysiques (ρ , c_p , λ) sont fonction de la température (Boivineau *et al.*[12]).

2. Dispositif expérimental

Les essais ont été réalisés à l'aide d'un faisceau laser continu Nd:YAG 8002 TRUMPF d'une puissance maximale de 8 kW. La tête optique est constituée d'une sortie de fibre optique de 200 μm , d'une lentille de collimation et d'une lentille de focalisation. Une buse coaxiale avec le faisceau laser permet de distribuer la poudre à la surface du bain liquide. La poudre utilisée est un alliage de titane de granulométrie comprise entre 45 et 75 μm . Le plan focal du jet de poudre est positionné à la surface du bain. Les débits de poudre sont compris entre 1 et 3 $\text{g}\cdot\text{min}^{-1}$ avec une distribution quasi-gaussienne d'après les mesures effectuées par pesée locale de la poudre. Afin de limiter l'oxydation, un jet d'argon est utilisé qui joue le rôle à la fois de gaz de protection et de gaz porteur. Une caméra rapide (PHOTRON IMAGER FASTCAM) permet d'analyser la dynamique du bain, l'interaction entre les grains de poudre et le bain liquide ainsi que les tailles de bain grâce à des observations latérales (Figure 2). Des murs sont ainsi construits couche par couche. L'état de surface est caractérisé par profilométrie pour déterminer le paramètre Wt .

3. Formulation mathématique

3.1. Equations de conservation

Le domaine 2D de calcul est initialement constitué d'un rectangle de 1 x 20 mm, représentant un demi-plan transverse (plan ABCD, Figure 2). Les équations de conservation

de l'énergie, de la quantité de mouvement et de la masse s'écrivent, en supposant le fluide comme incompressible Newtonien et pour un écoulement laminaire :

$$\rho(T)c_p^*(T)\left(\frac{\partial T}{\partial t} + (\vec{u} - \vec{u}_m) \cdot \vec{\nabla} T\right) = \vec{\nabla} \cdot (\lambda(T)\vec{\nabla} T) + Q_v \quad (1)$$

$$\rho_0 \left(\frac{\partial \vec{u}}{\partial t} + ((\vec{u} - \vec{u}_m) \cdot \vec{\nabla}) \vec{u} \right) = \vec{\nabla} \cdot \left(-pI + \mu_0 \left(\vec{\nabla} \vec{u} + (\vec{\nabla} \vec{u})^T \right) \right) + \rho_0 (1 - \beta(T - T_f)) \vec{g} + \vec{F}_{Darcy} \quad (2)$$

$$\vec{\nabla} \cdot \vec{u} = 0 \quad (3)$$

$$\vec{F}_{Darcy} = -C \frac{(1 - f_L)^2}{(f_L^3 + b)} (\vec{u} - \vec{u}_m) \quad (4)$$

$$c_p^*(T) = c_p(T) + \frac{\Delta H_f}{\sqrt{\pi(T_L - T_S)^2}} \exp\left(-\frac{(T - T_f)^2}{(T_L - T_S)^2}\right) \quad (5)$$

La chaleur latente de fusion est modélisée à l'aide de la méthode du c_p apparent (Eq. 5) avec $\Delta H_f = 3.10^5 \text{ J.kg}^{-1}$, $T_L = 1923 \text{ K}$, $T_S = 1873 \text{ K}$ et $T_f = (T_L + T_S) / 2$. Une condition de type Darcy est utilisée pour annuler la vitesse dans la phase solide (Eq. 4) avec $b = 0.001$ et $C = 10^{10} \text{ kg.m}^{-3}.\text{s}^{-1}$. Les forces de flottabilité permettant de représenter le phénomène de convection naturelle sont prises en compte (Eq. 2) avec $\rho_0 = 3600 \text{ kg.m}^{-3}$ et $\beta = 2.10^{-4} \text{ K}^{-1}$. La viscosité dynamique est prise égale à $\mu_0 = 4.10^{-3} \text{ Pa.s}$. Le terme source Q_v de l'équation de la chaleur (Eq. 1) permet de prendre en compte les pertes de chaleur en amont et en aval du plan transverse. Compte tenu de la difficulté pour l'estimer précisément, celui-ci est ajusté de façon à obtenir des niveaux de température réalistes à l'issue de chaque passe. Le matériau est supposé être initialement à la température ambiante avec un champ de vitesse et un champ de pression nuls.

Se rajoute à ces équations le problème de déplacement des nœuds nécessaire pour traiter l'apport de matière et la déformation de la surface libre. Celui-ci est traité à l'aide de la méthode ALE proposée par le logiciel COMSOL Multiphysics®, associée à une technique de lissage hyperélastique.

3.2. Conditions aux limites

Les conditions aux limites sont précisées dans le tableau 1 avec AB la frontière supérieure, BC la frontière latérale, AD le bord du demi-plan de symétrie et CD la frontière inférieure.

Frontières	AB et BC	AD	CD
Thermique	$-\lambda \vec{\nabla} T \cdot \vec{n} = I_0 - h(T - T_0)$ $-\varepsilon \sigma_b (T^4 - T_0^4) \quad (6)$ $-\rho_0 c_p^* \vec{V}_p \cdot \vec{n} (T - T_p)$	$-\lambda \vec{\nabla} T \cdot \vec{n} = 0 \quad (7)$	$T = T_0 \quad (8)$
Mécanique des fluides	Direction normale : $\sigma \vec{n} = -\kappa \gamma \vec{n} \quad (9)$ Direction tangente : $\sigma_t = \frac{\partial \gamma}{\partial T} \vec{\nabla} T \cdot \vec{t} \quad (10)$	$\vec{u} \cdot \vec{n} = 0 \quad (11)$	$\vec{u} = \vec{0} \quad (12)$
Maillage mobile	$V_n = \vec{u} \cdot \vec{n} + \vec{V}_p \cdot \vec{n} \quad (13)$	$V_n = 0 \quad (14)$	$V_n = 0 \quad (15)$

Tableau 1 : Conditions aux limites pour les trois problèmes couplés.

La distribution énergétique du laser, supposée uniforme, est définie par :

$$I_0(x, t) = \frac{\alpha \cos(\theta) P_l}{\pi r_l^2} \quad \text{si } (x^2 + f_d(t)^2) \leq r_l^2 \quad (16)$$

avec $\alpha = 0,4$ et $r_l = 650 \mu\text{m}$. L'angle d'incidence θ évolue au cours de la déformation de la surface libre (Figure 1), induite notamment par l'apport de matière et les effets de tension de surface. La fonction $f_d(t)$ représente la distance à un instant t entre la source laser et le plan transverse. Elle est définie par morceaux afin de rendre compte du passage de la source laser à travers le plan transverse ainsi que du temps de pause entre chaque couche (ici 10 s). Ainsi pour simuler la création d'un mur de 30 mm de long, la source laser doit parcourir 15 mm avant le plan transverse et de nouveau 15 mm après (ex : si $V_s = 0,2 \text{ m.min}^{-1}$, on aura un temps de déplacement de 9 s). Par ailleurs, l'atténuation du laser due à la présence des grains de poudre n'est pas prise en compte, du fait des débits de poudre relativement faibles. Celle-ci peut, cependant, être évaluée en utilisant des modèles comme ceux proposés par Pinkerton [13] ou Peyre *et al.* [9]. Ces modèles appliqués à notre configuration donnent une atténuation de l'ordre de 5 à 7%.

Le dernier terme de l'équation 6 représente l'échange de chaleur entre la surface du bain et les grains de poudre chutant dans le bain liquide. Pour les calculs présentés ici, les grains de poudre arrivant à la surface sont supposés être à la même température que le bain. La distance d'interaction entre la poudre et le laser est suffisamment grande pour assurer la fusion des particules avant leur arrivée dans le bain. Il est cependant possible d'obtenir la distribution de température des grains en utilisant les modèles disponibles dans la littérature ([9], [13]). A noter que l'énergie nécessaire pour fondre la poudre représente moins de 10% de l'énergie du laser. Au voisinage de la frontière AD, le terme prépondérant dans l'équation 6 est le terme I_0 . Il devient nul lorsque la paroi est verticale ($\cos(\theta) = 0$). Celle-ci ne subit alors plus que des pertes par convection ($h = 20 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$, $T_0 = 20^\circ\text{C}$) et par rayonnement ($\varepsilon = 0.7$).

Pour prendre en compte l'apport de matière, on impose une vitesse de déplacement de la surface libre dépendant de la vitesse de l'apport de matière V_p définie à partir de la distribution gaussienne de poudre :

$$\vec{V}_p = N_p \frac{\eta_p D_m}{\rho_p \pi r_p^2} \exp\left(-N_p \frac{(x^2 + f_d(t)^2)}{r_p^2}\right) \vec{j} \quad (17)$$

avec $r_p = 2,2 \text{ mm}$, $N_p = 4$ et $\eta_p = 0,7$. Ces deux dernières valeurs ont été déterminées expérimentalement par pesée. A noter que la vitesse V_p est supposée égale à zéro lorsque la température de la surface est inférieure à la température de fusion. Sur la surface libre, le modèle prend en compte la tension de surface ($\gamma = 1,52 \text{ N.m}^{-1}$) selon la direction normale et l'effet Marangoni ($\partial\gamma/\partial T = -2,7.10^{-4} \text{ N.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$) selon la direction tangentielle.

4. Résultats et discussion

La résolution est effectuée avec le solveur direct PARDISO associé au solveur temporel α -généralisé. Le maillage est composé de 2050 éléments triangulaires avec une taille maximale de $20 \mu\text{m}$ sur la frontière supérieure et de $100 \mu\text{m}$ dans le bain liquide. Des éléments de type quadratique sont retenus pour les problèmes ALE et Navier-Stokes et des éléments linéaires pour l'équation de la chaleur. Les calculs sont effectués sur un ordinateur ayant une configuration de 24 x 3,33 GHz – 96 Go RAM. Les temps de calcul pour simuler le dépôt de 5 couches de 30 mm de longueur varient de 6 à 12 h en fonction des paramètres du procédé.

Les figures 3 et 4 présentent respectivement les isothermes et le champ de vecteur vitesse au cours de la 5^{ième} couche avec $P_l = 320 \text{ W}$, $V_s = 0,2 \text{ m.min}^{-1}$ et $D_m = 2 \text{ g.min}^{-1}$. Les températures maximales sont observées à la surface du bain et sont de l'ordre de 2640 K,

donc bien inférieures à la température d'évaporation (3558 K). Les vitesses sont également maximales à la surface en raison de l'effet Marangoni et sont de l'ordre de $1,5 \text{ m.s}^{-1}$. Nous observons un bain fondu de faible épaisseur au voisinage du plan de symétrie, qui augmente sur les bords avec la formation d'un rouleau de convection. En effet, le gradient de tension superficielle $\partial\gamma/\partial T$ étant négatif pour l'alliage Ti-6Al-4V, l'écoulement sur la surface libre est dirigé vers le bord latéral du bain liquide, amenant ainsi l'énergie du laser déposée en surface vers la périphérie. Ce phénomène est, cependant, accentué par l'effet 2D transverse, qui ne prend pas en compte l'effet Marangoni dans la direction longitudinale. Lors de travaux précédents, nous avons montré qu'un modèle 2D longitudinal avait tendance, au contraire, à prédire des bains de fusion trop longs, pour les mêmes raisons [14]. A noter que les ondulations visibles sur la surface extérieure sont induites par la superposition des différentes couches.

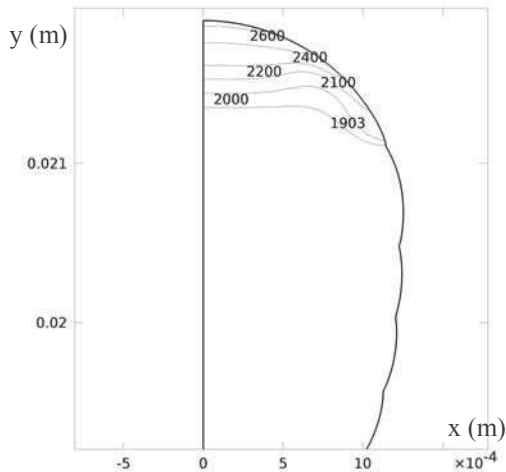


Figure 3 : Isothermes obtenues au cours de la 5^{ème} couche ($P_l = 320 \text{ W}$, $V_s = 0,2 \text{ m.min}^{-1}$, $D_m = 2 \text{ g.min}^{-1}$)

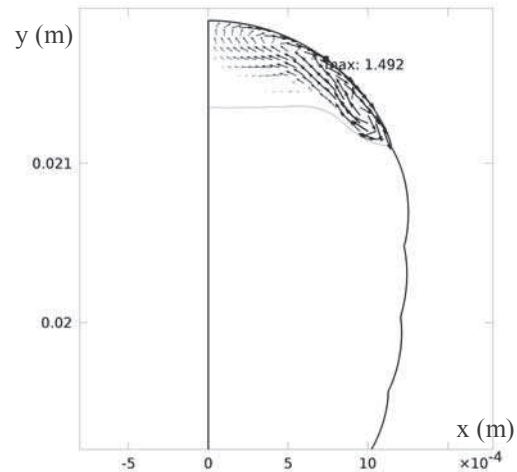


Figure 4 : Vecteurs vitesse obtenus au cours de la 5^{ème} couche ($P_l = 320 \text{ W}$, $V_s = 0,2 \text{ m.min}^{-1}$, $D_m = 2 \text{ g.min}^{-1}$)

Les figures 5 et 6 présentent les profils obtenus au cours du dépôt des 5 couches pour respectivement deux débits massiques (1 et 2 g.min^{-1}) et deux puissances laser (320 et 400 W). Lors de la fusion du métal, le bain fondu prend une forme arrondie sous l'effet de la tension de surface. L'augmentation du volume due à l'apport de matière est clairement visible. Un débit massique plus important conduit bien à un volume et une hauteur de dépôt plus importants. De même, on observe des ondulations plus importantes pour le débit le plus élevé. Lorsque la puissance laser augmente pour un même débit massique, le volume fondu est plus important, conduisant à un mur plus large.

Pour mieux comprendre l'influence des ondulations en fonction des paramètres opératoires (D_m , V_s , P_l), une étude paramétrée a été réalisée pour des débits massiques D_m de 1 et 2 g.min^{-1} , des vitesses de déplacement de la buse V_s de 0,1, 0,2 et $0,4 \text{ m.min}^{-1}$ et des puissances laser P_l de 320, 400 et 500 W. La figure 7 montre l'évolution des ondulations W_t en fonction du facteur de dilution $H_0/\Delta h$ issues du modèle 2D transverse et des mesures pour l'ensemble des paramètres opératoires. Il apparaît clairement que le paramètre W_t diminue avec le facteur de dilution, aussi bien pour les données expérimentales que numériques. Ainsi un meilleur état de surface sera obtenu pour un facteur de dilution élevé. On peut néanmoins noter que les ondulations prédites par le modèle 2D transverse sont largement sous-estimées. Ceci s'explique par l'hypothèse 2D transverse qui ne permet pas de reproduire précisément les phénomènes de transferts thermiques et de mécanique des fluides dans la direction longitudinale. En particulier, les longueurs de bain sont sous-estimées, ce qui conduit à un apport de matière moins important et donc une déformation de la surface libre plus faible.

Les figures 8 et 9 permettent de mieux comprendre quels sont les paramètres opératoires conduisant à un facteur de dilution élevé et donc un meilleur état de surface. Ainsi pour une vitesse de déplacement donnée, le facteur de dilution est plus élevé pour les puissances laser élevées et les faibles débits massiques de poudre. Une augmentation de la vitesse de

déplacement permet également d'augmenter le facteur de dilution quelque soit le débit de poudre ou la puissance laser. On peut donc conclure qu'un meilleur état de surface sera obtenu pour des puissances laser et des vitesses de déplacement élevées avec de faibles débits de poudre.

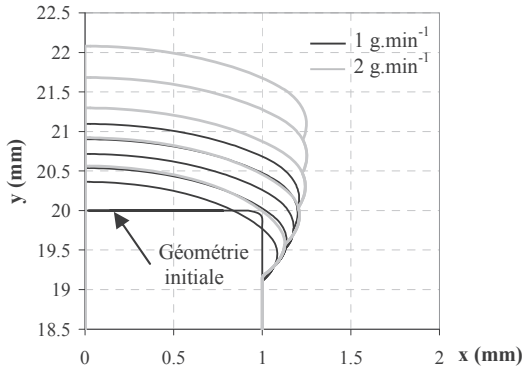


Figure 5: Evolution du profil transverse pour 5 couches pour $D_m = 1 \text{ g.min}^{-1}$ et 2 g.min^{-1} ($P_l = 320 \text{ W}$, $V_s = 0,2 \text{ m.min}^{-1}$)

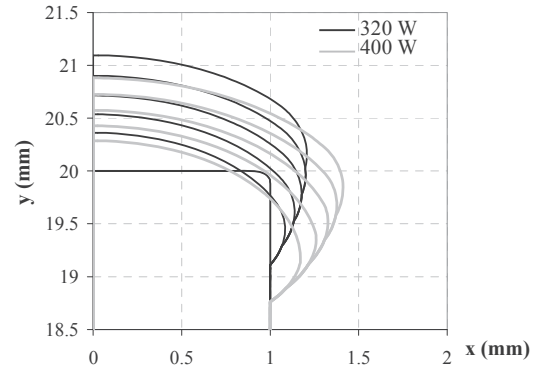


Figure 6: Evolution du profil transverse pour 5 couches pour deux puissances laser $P_l = 320 \text{ W}$ et 400 W ($D_m = 1 \text{ g.min}^{-1}$, $V_s = 0,2 \text{ m.min}^{-1}$)

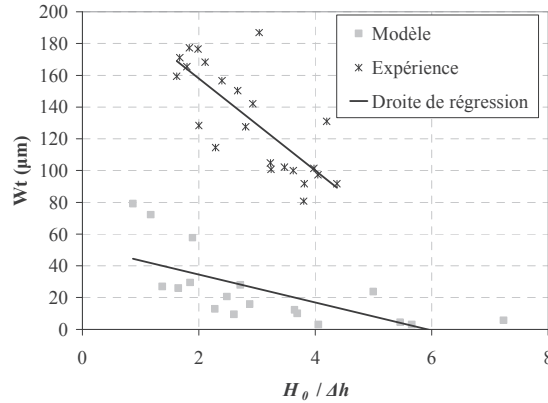


Figure 7: Evolution du paramètre Wt (ondulation) en fonction du facteur de dilution $H_0 / \Delta h$

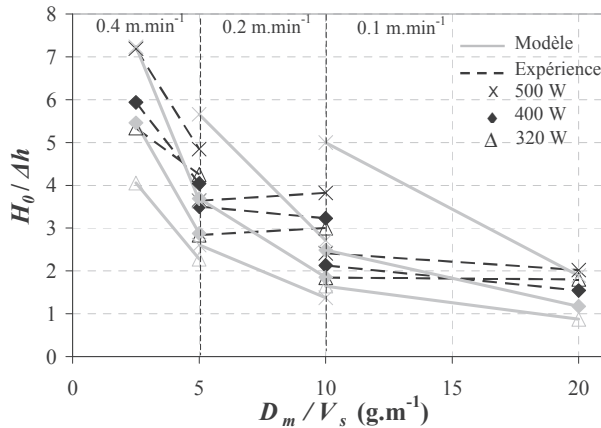


Figure 8: Evolution du taux de dilution en fonction de D_m / V_s

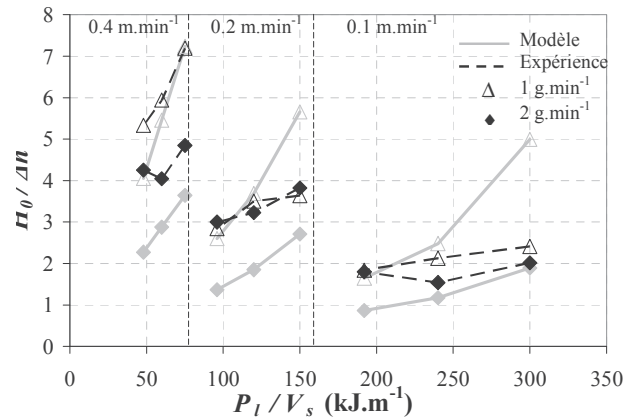


Figure 9: Evolution du taux de dilution en fonction de P_l / V_s

Conclusion

Ce travail présente un modèle 2D transverse thermohydraulique pour simuler la fabrication directe par projection laser. Les principaux phénomènes physiques sont pris en compte, tels que l'apport de matière et les effets de tension de surface. Ceci permet d'obtenir un modèle auto-consistant pour prédire les champs de température et de vitesse au cours du procédé ainsi que l'état de surface final obtenu après la superposition de plusieurs couches. Les temps de calcul de 6 à 12h pour ce modèle 2D ont permis d'envisager une étude paramétrée en fonction des paramètres opératoires. Il a ainsi été montré que l'état de surface caractérisé par les ondulations pouvait être amélioré en utilisant des puissances laser et des vitesses de

déplacement élevées avec de faibles débits de poudre. La comparaison avec les données expérimentales a, cependant, montré certains écarts dus à l'hypothèse 2D transverse qui ne permet pas de prendre en compte correctement les effets dans le plan longitudinal. Le développement de modèles 3D similaires est actuellement en cours.

Références

- [1] V. Weerasinghe et W. Steen, Laser cladding by powder injection, *Proceedings of the 1st International Conference on Lasers in Manufacturing* (1983), 125–132.
- [2] J. M. Jouvard, D. Grevey, F. Lemoine, et A. B. Vannes, Dépôts par projection de poudre dans un faisceau laser Nd:YAG : cas des faibles puissances, *Journal de Physique III*, 7 (1997), 2265-2274.
- [3] M. Picasso, C. Marsden, J. Wagniere, A. Frenk, et M. Rappaz, A simple but realistic model for laser cladding, *Metallurgical and Materials Transactions B*, 25(2) (1994), 281-291.
- [4] M. Picasso et A. F. A. Hoadley, Finite element simulation of laser surface treatments including convection in the melt pool, *International Journal of Numerical Methods for Heat & Fluid Flow*, 4(1) (1994), 61-83.
- [5] F. Kong et R. Kovacevic, Modeling of Heat Transfer and Fluid Flow in the Laser Multilayered Cladding Process, *Metallurgical and Materials Transactions B*, 41(6) (2010), 1310-1320.
- [6] M. Alimardani, E. Toyserkani, et J. P. Huissoon, A 3D dynamic numerical approach for temperature and thermal stress distributions in multilayer laser solid freeform fabrication process, *Optics and Lasers in Engineering*, 45(12) (2007), 1115-1130.
- [7] V. D. Fachinotti et A. Cardona, Computational simulation of shaped metal deposition, *Mecanica Computacional*, 27 (2008), 1531-1543.
- [8] S. M. Kelly, Thermal and Microstructure Modeling of Metal Deposition Processes with Application to Ti-6Al-4V, PhD dissertation, Faculty of the Virginia Polytechnic Institute and State University, (2004).
- [9] P. Peyre, P. Aubry, R. Fabbro, R. Neveu, et A. Longuet, Analytical and numerical modelling of the direct metal deposition laser process, *Journal of Physics D: Applied Physics*, 41(2) (2008), 025403.
- [10] V. D. Manvatkar, A. A. Gokhale, G. Jagan Reddy, A. Venkataramana, et A. De, Estimation of Melt Pool Dimensions, Thermal Cycle, and Hardness Distribution in the Laser-Engineered Net Shaping Process of Austenitic Stainless Steel, *Metallurgical and Materials Transactions A*, 42 (2011), 4080-4087.
- [11] C.W. Hirt, A.A. Amsden, J.L. Cook, An arbitrary Lagrangian-Eulerian computing method for all flow speeds, *Journal of Computational Physics*, 14(3) (1974), 227-253.
- [12] M. Boivineau et al., Thermophysical Properties of Solid and Liquid Ti-6Al-4V (TA6V) Alloy, *International Journal of Thermophysics*, 27(2) (2006), 507-529.
- [13] A.J. Pinkerton, An analytical model of beam attenuation and powder heating during coaxial laser direct metal deposition, *Journal of Physics D: Applied Physics* (2007) 40, 7323-7334.
- [14] S. Morville, M. Carin, D. Carron, P. Le Masson, P. Peyre, M. Gharbi, C. Gorny, R. Fabbro, 2D finite element modelling of heat transfer and fluid flow during multilayered DMD laser process, ICALEO 2011, 23-27 Octobre 2011, Orlando, USA, paper # 125.

Remerciements

Ce travail est financé par l'Agence Nationale de la Recherche (ANR) à travers le projet ASPECT référencé ANR-09-BLAN-0014-02.